

JUSTIFICATION DE LA STABILITE DES DIGUES ET BARRAGES EN SOLS TRAITES

Stability assessment of treated soils dikes and dams

Pierre AGRESTI, Jean-Rémi LHERBIER

ARTELIA, 6 rue de Lorraine, 38130 Echirolles

pierre.agresti@arteliagroup.com ; jean-remi.lherbier@arteliagroup.com

Nicolas NERINCX, Cédrine ALLEON

ISL, 13 rue Berthelot, 59000 LILLE

nerincx@isl.fr ; alleon@isl.fr

Stephane BONELLI

Irstea et Aix-Marseille Université, 3275 route de Cézanne, 13182 Aix-en-Provence

stephane.bonelli@irstea.fr

Jean-Jacques FRY

EDF – CIH- Savoie Technolac -73373 LE BOURGET-DU-LAC

jean-jacques.fry@edf.fr

Pierre COCHET

PC Consultant, 11 allée de la Duatière, 38640 CLAIX

pierre.a.cochet@orange.fr

MOTS CLEFS

Barrages en remblai, digue, sols traités, analyse de la stabilité, méthode des éléments-finis, différences finies, sols non saturés

KEY WORDS

Embankment dams, dikes, treated soils, stability analysis, finite elements method, finite difference, unsaturated soils

RÉSUMÉ

Le traitement des sols par des liants (chaux et ciment) est une technique très répandue dans le domaine des terrassements routiers et ferroviaires. La mise en œuvre de traitement des sols pour les barrages et les digues est, encore à ce jour, assez marginale.

Le groupe de travail du CFBR sur les barrages (et digues) en remblai dur et sols traités (groupe miroir du comité technique P de la CIGB – Comité des barrages en remblai cimenté) travaille depuis plusieurs années sur la mise au point de ces techniques pour les barrages et les digues, en considérant les améliorations mécaniques apportées par le traitement dès le stade de la conception.

Dans ce but, l'un des objectifs du GT est d'établir des critères de conception et de justification pour ces ouvrages d'un nouveau type. A cette fin, un travail de recherche a été entrepris afin de mieux comprendre le comportement mécanique des matériaux traités mis en œuvre en grande masse.

A partir d'une base de résultats d'essais en laboratoire et in-situ pour des limons lœssiques traités à la chaux, deux approches par modélisation numérique de complexité graduellement croissante ont été menées en parallèle afin de définir les conditions de stabilité à plusieurs échéances de cure, et notamment au jeune âge, d'un barrage type de 30 m de hauteur construit avec ce type de matériau.

Au moyen des logiciels de modélisation numérique PLAXIS et FLAC, le comportement mécanique de l'ouvrage a été simulé en considérant notamment :

- les effets de construction par couches ;
- les variations de propriétés mécaniques et rhéologiques avec le temps de cure ;
- diverses lois de comportement élasto-plastiques (Mohr-Coulomb, Cam-Clay Modifié, Plastic Soil Hardening Model et Hardening Soil Model) ;
- l'influence de la génération et de la dissipation des pressions interstitielles.

L'article présente les études réalisées ainsi que les verrous techniques rencontrés. Il expose et compare les résultats obtenus par les méthodes de modélisation considérées et leurs limites. En conclusion, l'article synthétise les avancées de l'état de l'art permises par le travail exposé, ainsi que les enseignements généraux de ce travail de modélisation à ce jour inédit.

ABSTRACT

The treatment of soils with binders (lime and cement) is common practice in the field of road and railway earthworks. So far the use of treated soils for dams and dikes is unusual.

The CFBR working group on dams (and dikes) in hard backfill and treated soils (mirror group of Icold Technical Committee P - Committee on cemented embankment dams) has been working for several years on the development of these techniques applied to dams and dikes, considering the mechanical improvements made by the treatment at the design stage.

For this purpose, one of the objectives of the WG is to define design and justification criteria for these new types of structures. To this end, research work has been undertaken to better understand the mechanical behavior of the treated materials used on a large scale.

From a database of laboratory and in-situ test results for lime treated loess, two numerical modeling approaches of gradually increasing complexity were conducted in parallel in order to define the stability conditions depending on cure time, particularly at the young age, of a typical 30 m height dam built with this type of material.

Using PLAXIS and FLAC numerical modelling software, the mechanical behavior of the structure was simulated by considering:

- layered construction effects;*
- the variations of mechanical and rheological properties with the cure time;*
- various types of elasto-plastic behavior (Mohr-Coulomb, Modified Cam-Clay, Plastic Soil Hardening model and Hardening Soil Model);*
- the generation and dissipation of pore pressures.*

This article presents the studies carried out as well as the technical locks encountered. The results obtained by the modelling methods, and their limits, are exposed and compared. As a conclusion, the communication summarizes the progress of the knowledge following the work described before, as well as the general lessons learned from this unprecedented modelling work.

1. CONTEXTE ET OBJECTIFS

L'utilisation du traitement des sols dans les ouvrages hydrauliques n'est pas nouvelle, mais bénéficie actuellement d'un regain d'intérêt de la part des concepteurs et des gestionnaires. La connaissance fine du comportement des matériaux traités et de leurs applications est en plein développement et profite à la fois d'efforts de recherche récents et en cours, ainsi que du retour d'expérience d'un nombre croissant de réalisations [1][2][3].

Le traitement à la chaux d'un sol permet, sous l'action des réactions pouzzolaniques entre les particules argileuses du sol et celles de la chaux, d'augmenter progressivement cohésion et rigidité du matériau traité, que le traitement soit réalisé en place, sur plateforme dédiée ou en centrale.

Ainsi, les sols traités acquièrent avec la cure un comportement que l'on peut situer au sens rhéologique entre les sols raides surconsolidés et les roches tendres avec cimentation faible (pression limite d'un essai pressiométrique comprise entre 1 et 10 MPa). Ils sont assimilables à des sols cimentés et ont donc un rapport de résistance à la compression simple (R_c) sur résistance à la traction simple (R_t), $R_c/R_t = 8$ à 12. Ces résistances sont quantifiées directement par des essais de laboratoire (essai de compression simple, essai de traction indirecte ou essai brésilien). Elles ne sont pas considérées en mécanique des sols par le critère de Mohr-Coulomb.

La cinétique des réactions pouzzolaniques est fonction des caractéristiques du matériau naturel, de sa minéralogie, et en conséquence, de sa propension à réagir avec la chaux. Seuls des essais de laboratoire à plusieurs échéances de cure peuvent permettre de caractériser finement l'évolution des propriétés du mélange sol-chaux dans le temps, et de définir le plus fidèlement possible son comportement hydro-mécanique pendant les épisodes de construction et d'exploitation de l'ouvrage.

L'un des objectifs majeurs de l'emploi de matériaux traités à la chaux est de permettre une optimisation du profil des barrages avec une augmentation de la pente des talus. Or ces profils plus raides induisent de facto des sollicitations plus importantes de l'ouvrage. La présente étude s'attache donc à étudier la stabilité d'ensemble d'un barrage en sols traités dans le temps, puisque les propriétés mécaniques de ce type de matériau évoluent avec la cure. En particulier, l'accent est mis sur l'étude de la stabilité de l'ouvrage avant que le matériau n'ait atteint ses propriétés mécaniques à long terme, notamment pendant les phases de construction. La prise en compte de l'évolution de l'état de cure du matériau dans les calculs de stabilité d'un remblai en cours de construction est donc nécessaire pour permettre des estimations fiables des états de contraintes et de déformations atteints par l'ouvrage.

2. METHODOLOGIE D'ANALYSE

L'étude de la stabilité d'un barrage en sol traité à la chaux a été réalisée sur un ouvrage type d'une hauteur de 30 m et de 6 m de largeur en crête et de pente amont et aval identiques, fondé sur un substratum rigide (typiquement, marnes).

En première approche, la stabilité de l'ouvrage au grand glissement a été étudiée suivant la méthode de tranches (§4). Des études de sensibilité ont été menées pour évaluer l'influence de la géométrie de l'ouvrage et des conditions de mises en œuvre sur sa stabilité d'ensemble. Elles ont porté sur les facteurs suivants :

- La géométrie de l'ouvrage et notamment les pentes amont et aval du remblai de 1,5H/1V à 1H/1V, ainsi que sur la hauteur totale de l'ouvrage ;
- Les cadences de mise en œuvre de 3000 à 5000 m³/jour pour une longueur de 300 m, soit une vitesse de montée du remblai variant entre 0,1 (soit 1 couche de 30 cm, à la base) et 2 m/jour (au sommet).

Ces études de sensibilité ont permis de choisir un profil et une cadence unique sur laquelle l'analyse a été approfondie. Sur cette base, une analyse en contraintes et déformations par le biais de modélisations numériques a alors été réalisée (§5 et 6). Une étude de sensibilité a été menée sur le choix et le paramétrage des lois de comportement des matériaux, ainsi que sur l'influence de l'état de pression interstitielle des matériaux traités.

Il est à noter que les défauts de portance du sol de fondation n'ont pas été considérés afin d'établir l'influence des paramètres étudiés sur la stabilité intrinsèque du remblai. L'étude de stabilité d'un ouvrage projeté sur un sol de fondation réel reste une étape fondamentale de la justification de l'ouvrage qui n'a pas été considérée ici.

Par ailleurs, dans des conditions normales d'exploitation d'un barrage de cette hauteur, dites situations permanentes ou quasi-permanentes, l'étanchéité des grands ouvrages devrait être assurée par un dispositif type masque amont. Ainsi les études ont été menées sur la construction de l'ouvrage puis sa mise en eau. Une étude a été menée quant à la saturation progressive du corps du remblai en cas d'absence de masque ou de sa défaillance. Les autres conditions accidentelles pouvant être subies par l'ouvrage n'ont pas été étudiées à ce stade.

3. CARACTERISTIQUES MECANIQUES

Les valeurs importantes de cohésion d'un sol traité après quelques mois de temps de cure (supérieures à 100 kPa) imposent une réflexion sur la rhéologie. En mécanique des sols, la droite de Mohr-Coulomb est identifiée sur des essais de cisaillement triaxiaux à plusieurs pressions de confinement (le plus souvent 3 ou 4 essais, avec des pressions de confinement comprises entre 50 kPa et 400 kPa). La « cohésion effective », c' , est quantifiée indirectement par extrapolation de la droite de Mohr-Coulomb à une contrainte moyenne effective p' nulle : ce n'est ni une mesure directe (comme R_c), ni une grandeur intrinsèque au matériau. Par conséquent, c' ne représente pas la résistance du sol à un cisaillement à faibles contraintes, et il n'est pas pertinent de déduire directement R_c ou R_t de c' (on ne peut utiliser que des corrélations empiriques).

Par ailleurs, la droite de Mohr-Coulomb n'est valide que pour le domaine de pressions de confinement qui a permis de l'établir, et il n'est pas rigoureux de l'utiliser en dehors de ce domaine, que ce soit pour de faibles contraintes voire des contraintes de traction, ou pour des contraintes principales de compression supérieures à la plus forte contrainte de confinement de l'essai triaxial. En particulier, la résistance à la traction du sol n'est en aucun cas donnée par $c'/\tan(\phi')$. Cette remarque concerne notamment l'analyse de l'occurrence de fissures de traction. De même, la résistance au cisaillement du sol ne peut pas être analysée avec la droite de Mohr-Coulomb pour des contraintes supérieures à la plus forte pression de confinement de l'essai triaxial qui a permis de l'établir. Cette remarque est capitale pour l'étude de stabilité d'un grand remblai.

Lors d'une modélisation avec un modèle avec écrouissage volumique isotrope (hardening plasticity model) de type Cam-Clay modifié ou cap-model, la variable d'écrouissage isotrope est appelée « pression de consolidation ». En pratique, elle correspond à la contrainte de compactage par couche, de l'ordre de 300 kPa [4]. Cette contrainte de consolidation augmente avec le temps de cure.

La contrainte effective principale de compression d'un remblai de 15 m de hauteur, due au poids du sol, est de l'ordre de 300 kPa. Par conséquent, les remblais de moins de 15 m de hauteur ont un état de contrainte inférieure à la contrainte de compactage : on peut dire qu'ils sont dans un état surconsolidé car le poids des terres à la construction n'augmente pas la contrainte de consolidation. Dans ce domaine, la résistance au cisaillement peut être analysée avec la droite de Mohr-Coulomb fonction de la cohésion effective c' identifiée sur des pressions de confinement du même ordre de grandeur. Un modèle de type Cam-Clay structuré SCC (avec cohésion) peut être utilisé [5][6].

Un remblai homogène de plus de 15 à 20 m de hauteur comporte deux zones : la zone haute de 15 m d'épaisseur, qui est surconsolidée, et la zone basse. Dans la zone basse, les contraintes effectives principales de compression sont supérieures à la contrainte de compactage : on peut dire que cette zone est dans un état normalement consolidé car le poids des terres à la construction a augmenté la valeur de contrainte de consolidation. En supposant que ni la cohésion ni la contrainte de consolidation n'augmentent avec le temps de cure, la théorie de l'état critique précise que la droite de Mohr-Coulomb est définie avec une cohésion nulle. Un modèle de type Cam-Clay avec cohésion nulle doit donc être utilisé.

Ces remarques sont cohérentes avec la pratique : la cohésion est dimensionnante pour les petits remblais, tandis que l'angle de frottement interne gouverne le dimensionnement des grands remblais. Cette analyse montre que la transition entre petit remblai et grand remblai se trouve entre 15 et 20 m de hauteur.

Les modèles de type Cam-Clay Cimentés CCC [7] permettent de considérer ces deux situations et devraient en toute rigueur être utilisés pour une modélisation numérique d'un remblai de plus de 15 à 20 m de hauteur. Ceci est illustré ci-après. Toutefois, la contrainte de consolidation d'un sol traité augmente avec le temps de cure et ces ordres de grandeur peuvent être revus à la hausse en fonction des résultats des essais de laboratoire. C'est la raison pour laquelle il est pertinent de considérer un modèle de type Cam-Clay structuré SCC (avec cohésion) pour un remblai de 30 m de hauteur. Les modèles Plastic hardening (FLAC) et Hardening Soil Model (PLAXIS) sont de ce type.

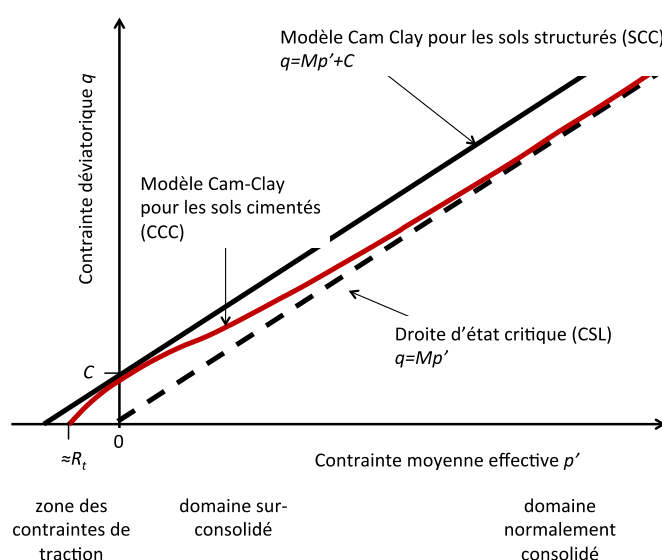


Figure 1 : Surface limite d'un sol cimenté (en rouge), surface limite d'un sol structuré (en noir).

Ayant fait l'objet d'essais de laboratoire et in situ redondants à plusieurs échéances de cure, les propriétés mécaniques du limon argileux dit « de Marche-les-Dames », en Belgique, traité à 2% de chaux, ont été exploitées pour les études de stabilité. En effet, pour assurer la fiabilité des comportements des sols que l'on souhaite simuler, des essais triaxiaux et œdométriques à plusieurs échéances de cure, en particulier au jeune âge (0 jour de cure, 1, 7, 14, 30, et 75 jours) sont essentiels. La disparité des résultats sur différents types de sols traités disponibles dans la littérature imposent des essais redondants à chaque temps de cure sur un même matériau pour assurer la robustesse d'un paramétrage de modèle.

En plus de permettre de caractériser la cinétique d'évolution de la résistance mécanique du sol-chaux, ils permettent également d'établir les relations entre élasticité et compressibilité des matériaux, éléments nécessaires au paramétrage des modèles et à la comparaison des résultats entre eux.

Par ailleurs, les essais de laboratoire réalisés sur des échantillons non saturés ont confirmé que la génération de pression interstitielle est en général très faible pour trois raisons : le degré de saturation en place est en grande majorité des cas inférieur à 90% (entre 75 et 93%, 85% en moyenne sur 19 essais Proctor), les essais CU ont une résistance identique aux essais CD après 4 semaines de cure et enfin les mesures de pression interstitielle sur essais œdométriques donnent une valeur maximale de $r_u=0,05$ pour une contrainte maximale de 1,2MPa).

A partir des essais réalisés, les paramètres retenus du matériau sont détaillés dans le Tableau 1 suivant. Le modèle a fait l'objet d'une validation numérique par simulation des essais de laboratoire, comme visible en Figure 3 :

Tableau 1 : Propriétés mécaniques du sol chaux en phase de cure – paramétrage des modèles

		Sol-chaux sans cure (0 jour)	Sol-chaux 7 jours de cure	Sol-chaux 14 jours de cure	Sol-chaux 30 jours de cure	Sol-chaux 75 jours de cure	Sol-chaux > 390 jours
Poids volumique sec / humide [kN/m ³]		17,3 / 20,4					
Perméabilité isotrope k [m/s]		1.10 ⁻⁹					
Rupture	Cohésion c' [kPa]	20	25	29	40	70	110
	Angle de frottement interne Φ [°]	36	36	36	37	39	39
Elasticité	Coefficient de Poisson ν	0,20					
	Module sécant de référence ¹ E_{50}^{REF} [MPa]	5	7	9	13	26	30
	Indice de gonflement C_s	0,033	0,016	0,011	0,006	0,003	0,003
Ecrouissage	Indice de compressibilité C_c	0,18	0,15	0,13	0,09	0,05	0,05
Coefficient de Skempton B ou u_r (selon modèle utilisé)		5 %					

¹ Module sécant à 50 % pour une pression de confinement de 100 kPa (non-linéarité de l'élasticité) :

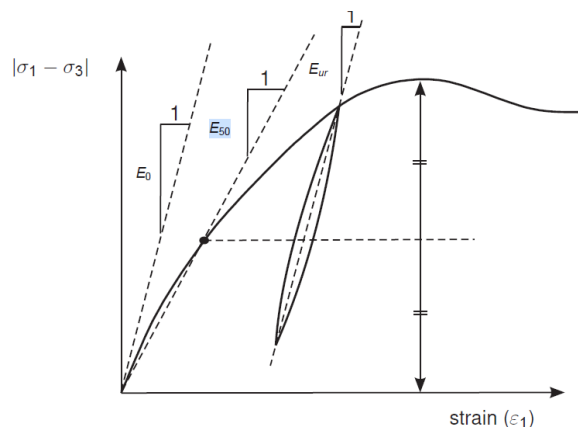


Figure 2 : Modules d'élasticité sous PLAXIS (source : PLAXIS Material Model Manual).

Un exemple de calage des coefficients de retrait et gonflement par simulation des essais de laboratoire sous PLAXIS (module SoilTEST) est présenté en figure suivante.

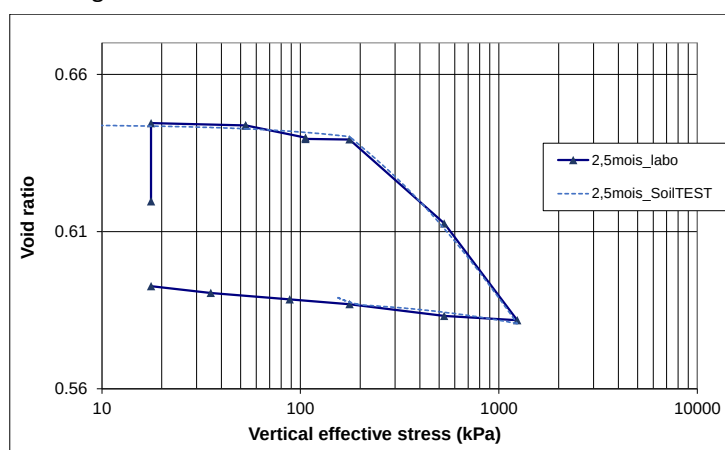


Figure 3 : Essai œdométrique à 2,5 mois de temps de cure, résultats d'essai et modèle Hardening Soil (PLAXIS).

4. STABILITE AU GRAND GLISSEMENT

La stabilité au grand glissement est généralement étudiée par la méthode de l'équilibre limite à l'aide de logiciels du type SLOPE ou TALREN, et à partir de critères de rupture simplifiés tels que Mohr-Coulomb, adaptés à ce type d'analyse sans prise en compte des tassements et des effets de la consolidation du matériau sur la stabilité.

Des hauteurs intermédiaires ont été modélisées afin d'évaluer la stabilité d'ensemble à plusieurs niveaux de remblai pendant les phases de construction. De façon similaire aux sols denses ou surconsolidés, les courbes résultantes des essais triaxiaux sur le sol traité présentent des pics et des valeurs résiduelles inférieures. Les valeurs au pic, avec des coefficients partiels adéquats, ont été retenues dans le cadre de cette étude, du fait qu'elles caractérisent l'état du matériau avant la rupture et qu'elles soient représentatives du comportement stable que l'on cherche à démontrer. Le CFBR recommande leur utilisation si et seulement si la qualité du compactage est prouvée et si la déformabilité de la fondation est moindre que celle du remblai [8], conditions qui sont cohérentes avec les hypothèses de calcul émises précédemment.

Pour les analyses de stabilité, les recommandations CFBR [8] préconisent l'utilisation de coefficients partiels à appliquer aux différents cas de charge et aux propriétés mécaniques des matériaux. Ici, une approche en coefficient global a permis de simplifier l'analyse de stabilité par l'interprétation purement déterministe des résultats des études de stabilité. Par adaptation des recommandations du CFBR, les coefficients suivants ont été retenus :

- Construction et situations transitoires : $F = 1,32$ équivalent à $1,1$ (sur c' et $\tan\phi'$) $\times 1,2$ (coefficient de modèle)
- Exploitation et situations durables : $F = 1,5$ équivalent à $1,25$ (sur c' et $\tan\phi'$) $\times 1,2$ (coefficient de modèle).

L'effet du temps est pris en compte en affectant un état de cure variable (et donc des propriétés variables) aux différentes couches de sol-chaux sur la hauteur du remblai. Ces états de cure sont évalués en fonction de la géométrie de l'ouvrage et de la cadence de mise en œuvre considérée.

Sur l'ensemble des simulations réalisées, la tendance des résultats est homogène :

- La stabilité s'accroît avec l'avancement de la cure, puisqu'il en résulte une amélioration de la résistance au cisaillement du matériau ;
- De façon similaire à l'ensemble des ouvrages en remblai, la sensibilité à d'éventuelles surpressions interstitielles, paramétrée par le coefficient r_u est forte, notamment pour les géométries les plus économiques (pentes raides) associés à des états de cure jeunes du sol-chaux ;
- Le choix de la cadence de mise en œuvre est important puisqu'une cadence élevée :
 - diminue la résistance au cisaillement et à la compression des matériaux à une hauteur donnée, du fait de la cinétique de cure,
 - favorise la génération des pressions interstitielles du fait de la compressibilité du matériau, et en limitant le temps nécessaire à leur dissipation.

L'évolution des pressions interstitielles dans l'ouvrage a été étudiée dans un second temps, et les analyses détaillées dans le chapitre suivant.

Des facteurs de sécurité satisfaisants ont été obtenus pour plusieurs jeux de paramètres. Notamment pour des pentes à 1H/1V, on obtient un facteur de sécurité de 1,32 en fin de construction pour un $r_u = 0,2$ et une cadence de 3000 m³/j (Figure 4).

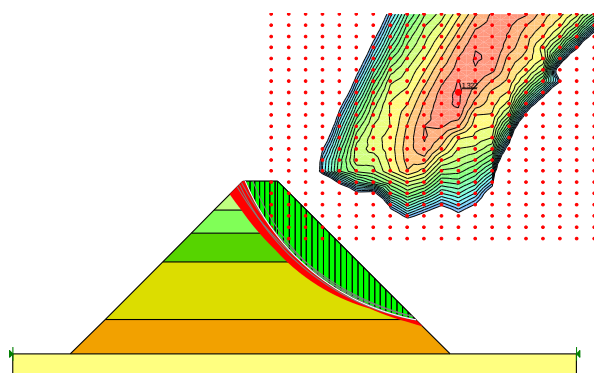


Figure 4 : Facteur de sécurité de 1,32 en fin de construction (pentes 1V/1H – $r_u = 0,2$ avec SLOPE/W). Temps de cure illustrés par des couleurs différentes croissant avec la profondeur des couches dans le remblai.

Vis-à-vis du risque de grand glissement, les résultats confirment la possibilité d'envisager des pentes plus raides que pour les barrages en remblai courants, par traitement des sols à la chaux. Ceci est possible grâce à l'amélioration de la résistance au cisaillement du matériau dans le temps. De façon similaire aux remblais standards, ces conclusions sont émises sous réserve de maîtriser les cadences de mise en œuvre vis-à-vis du développement de surpressions interstitielles, limité par ailleurs par le traitement à la chaux.

Pour rappel, seuls les barrages d'une hauteur inférieure ou égale à 30 mètres sont considérés ici.

Dans la suite de cet article, les paramètres suivants sont retenus :

- Hauteur du barrage de 30 m et longueur de rive à rive de 300 m ;
- Pentes amont et aval et 1,25H / 1V. Il est à noter que des pentes de 1H / 1V apparaissent comme étant acceptables pour des barrages de plus faible hauteur ;
- Cadence de mise en œuvre de 3000 m³/jour.

Pour cette configuration, le facteur de sécurité en fin de construction est supérieur à 1,7, ce qui donne une marge de sécurité supplémentaire compte tenu des approximations liées aux lois et paramètres utilisés.

5. TASSEMENTS, CONSOLIDATION ET STABILITE EN PHASE DE CONSTRUCTION

5.1. Paramétrage du modèle

Afin d'approfondir l'étude de la stabilité des barrages traités à la chaux, la construction du remblai a été simulée à l'aide du logiciel aux différences finies FLAC ainsi que du logiciel aux éléments finis PLAXIS 2016. Ces deux logiciels présentent les avantages suivants :

- Prise en compte de lois de comportements plus complexes que celle de Mohr-Coulomb, en particulier en tenant compte des phénomènes d'écroûssage
- Modélisation des étapes de construction de l'ouvrage par couche (Figure 5) ;
- Possibilité d'intégrer l'évolution des propriétés mécaniques du matériau traité avec son temps de cure, selon les cadences considérées (Figure 6).

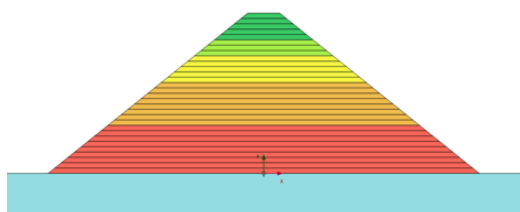


Figure 5 : Etat de cure variable sur la hauteur du remblai en fin de construction (1,25 H/1 V) sous PLAXIS

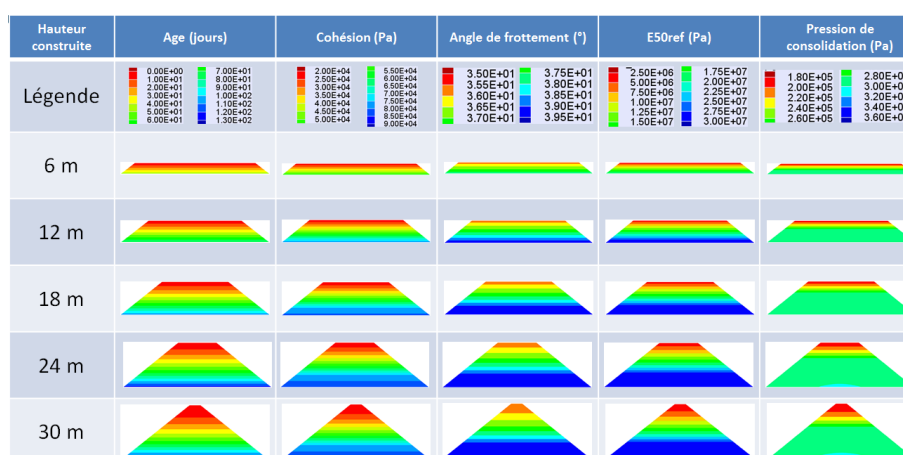


Figure 6 : Variations des paramètres de la loi Plastic Hardening en fonction du temps de construction (FLAC)

En premier lieu, un test de sensibilité des résultats de tassement aux lois de comportement intégrées au modèle a été réalisé avec le logiciel FLAC. Ces simulations ont permis de comparer trois modèles de comportement généralement employés en bureau d'études pour la modélisation du comportement des sols-chaux : Mohr-Coulomb (module constant), Cam-Clay modifié avec cohésion et Plastic Hardening avec ou sans écroûssage volumique.

Les résultats de déplacements en fin de construction du barrage pour un état de saturation des matériaux défini tel que $r_u=0.1$ sont détaillés dans le tableau ci-après.

Tableau 2 : Tassement maximum calculé en fonction de la loi de comportement utilisée	Tassements maximum (cm)	Déplacements amont ou aval (symétriques) maximum (cm)	Module d'élasticité maximum (MPa)
Mohr Coulomb	22,9	4,7	24
Cam Clay modifié	7,2	1,5	129
Plastic Hardening avec écouissage volumique	18	11,9	133

Il est à noter que le module d'élasticité affiché ci-dessus correspond au module de Young pour le modèle Mohr Coulomb et au module de déchargement pour les 2 autres lois de comportement. Un ratio de 3 est considéré entre le module de Young et le module de chargement-déchargement.

Des différences notables sont observées entre les résultats obtenus, notamment dans le cas de l'utilisation d'une loi de comportement de Mohr Coulomb. Dans le cas d'une loi de type Plastic Hardening, le module augmente avec le temps et les couches inférieures sont donc peu compressibles : le tassement maximum est situé dans le tiers supérieur comme illustré ci-dessous.

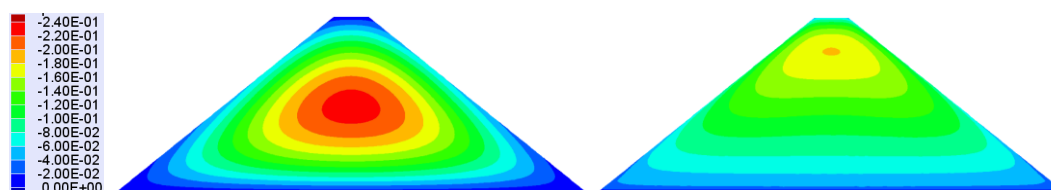


Figure 7 : Tassements (m) en fin de construction du barrage suivant une loi de comportement de Mohr Coulomb (à g.) et Plastic Hardening (à dr.)

L'implémentation de la loi Plastic Hardening permet de prendre en compte l'écrouissage et présente également l'intérêt d'intégrer le facteur temporel avec des étapes de consolidation dans les simulations, élément essentiel à l'étude d'un matériau aux caractéristiques évolutives obtenues par des essais de laboratoire. Cette loi de comportement a été retenue pour la suite de l'étude.

Par ailleurs, une étude de sensibilité a été menée quant à l'influence de la pression de consolidation et sa variation avec le temps de cure sur la modélisation. Quatre hypothèses d'évolution ont été testées : croissance continue extrapolée des essais de laboratoire (1), pression constante de 180 kPa (2) et 250 kPa (3) ou augmentation plafonnée à 290 kPa (valeur à 30 jours) (4), présentées en Figure 8 ci-après. Dans les cas présentés (hypothèse 1 ou 3, en particulier) la plastification engendrée par dépassement de cette pression de consolidation n'affecte que peu les résultats obtenus.

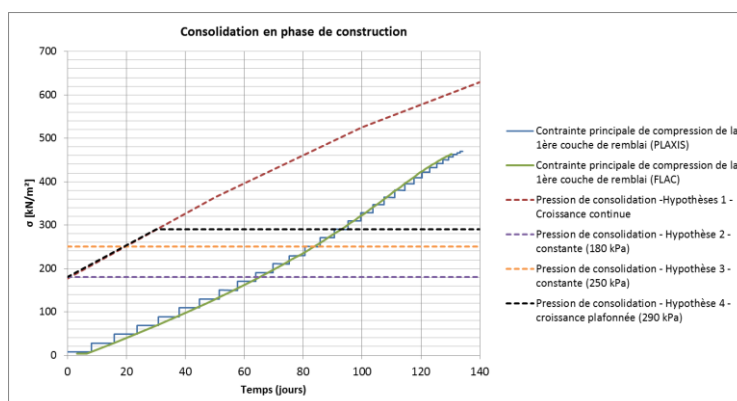


Figure 8 : Comparaison des contraintes principales de compression et de différentes hypothèses de pression de consolidation à la base du barrage

5.2. Conclusions sur les études de tassement

De même que pour les calculs de stabilité au grand glissement, les résultats obtenus ont témoigné de la stabilité d'ensemble de l'ouvrage avec les hypothèses de construction et les paramètres mécaniques retenus, dans des conditions de mise en œuvre réalistes (pentes de parements de 1,25H/1V, cadence de mise en œuvre 10 m³/ml/jour). La stabilité a été analysée en termes de déplacements et déformations maximaux, de surpressions interstitielles développées dans le corps de l'ouvrage en phase de construction, ainsi qu'avec les coefficients de sécurité en fin de construction (sous PLAXIS uniquement).

Les modèles ont attesté de la sensibilité des résultats à différents paramètres mécaniques tels que la résistance au cisaillement des matériaux, leur état de saturation initial ainsi que ses paramètres de compressibilité œdométriques. En particulier, l'influence de ce dernier paramètre sur la stabilité d'ensemble a été étudiée :

- Avec une valeur de r_u constante sous FLAC
- Avec un coefficient de Skempton constant sous PLAXIS, en simulant la dissipation des pressions interstitielles et l'évolution du r_u pendant la construction.

En fin de construction, les valeurs des déplacements obtenues sous FLAC et sous PLAXIS sont du même ordre de grandeur, entre 0.2 et 2 % de la hauteur du barrage, suivant les hypothèses de modélisation des pressions interstitielles.

La prise en compte du facteur temporel dans la modélisation semble déterminante pour vérifier la stabilité d'un ouvrage en construction pendant sa cure. En effet, associé à la cadence de mise en œuvre, l'effet du temps favorise doublement la stabilité de l'ouvrage :

- Il influe sur l'état de cure des matériaux pendant la durée de la construction, et ainsi leur résistance au cisaillement, mais également à la compression ;
- Il permet de prendre en compte de façon plus réaliste le temps de dissipation des pressions interstitielles à la montée du remblai dans le cas du modèle PLAXIS, comparativement au modèle FLAC (r_u fixe), malgré les écarts possibles entre le r_u calculé et mesuré (hétérogénéité des sols, effets 3D, etc.), avec l'intégration d'étapes de consolidation temporisées. Un exemple de valeurs du coefficient r_u obtenu par simulation est illustré Figure 9.

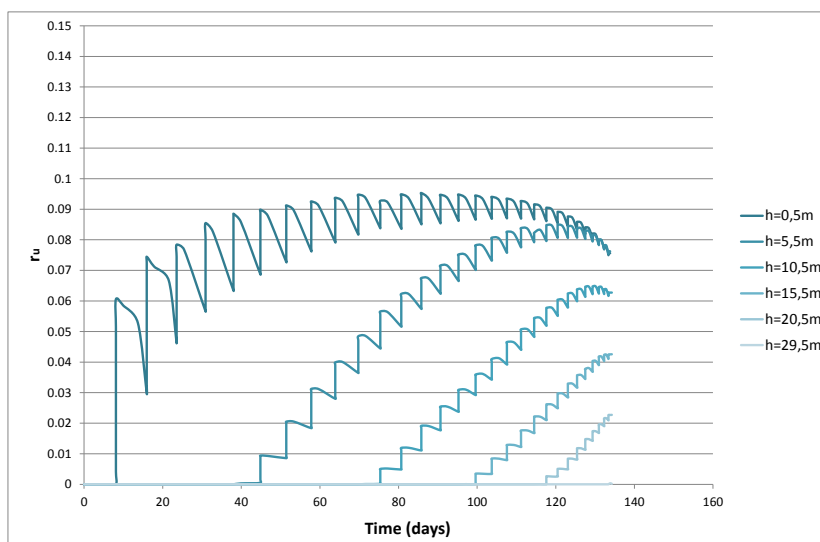


Figure 9 : Coefficient r_u en fonction du temps à plusieurs niveaux dans le remblai (PLAXIS).

L'analyse des déplacements verticaux dans l'ouvrage après les étapes de construction (Figure 10) a permis de mettre en avant plusieurs spécificités de l'ouvrage en sol chaud, notamment

- Tassement maximal observé dans le tiers supérieur de l'ouvrage en fin de construction – contre un déplacement maximal habituellement observé à mi-hauteur de barrage pour un remblai « classique » ;
- Développement limité de surpressions interstitielles, tel qu'observé avec les essais de laboratoires sur des sols non saturés initialement et confirmé en simulant l'évolution des surpressions dans le modèle.

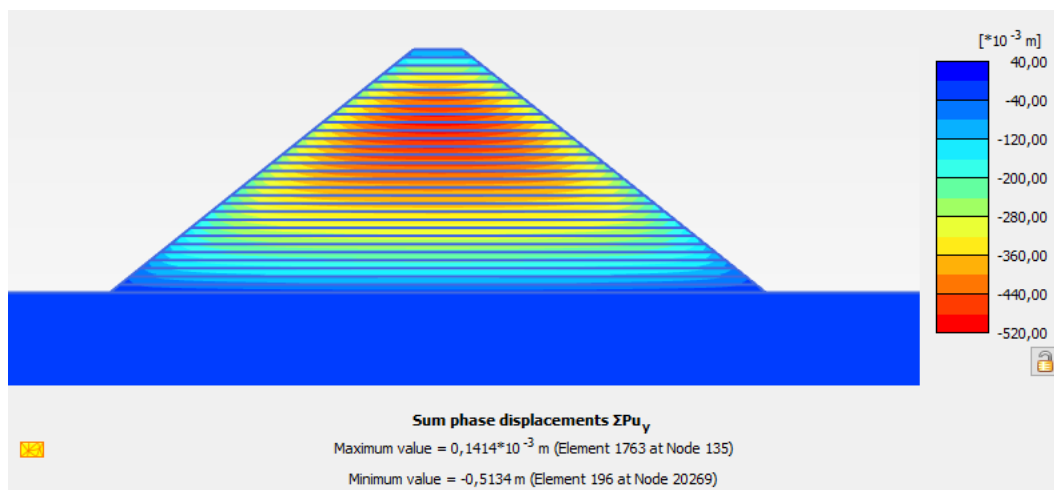


Figure 10 : Déplacements verticaux en fin de construction du barrage en sol-chaux (PLAXIS).

Il est nécessaire de vérifier ce type de résultat pour la justification d'un barrage d'une hauteur de plus de 30 m, ici étudié, voire de plus de 20 m pour les raisons évoquées en chapitre 2.

A titre de comparaison, les tassements ont été évalués sur un barrage de même géométrie mais en matériau non traité. Les propriétés mécaniques du sol-chaux avant le début de sa cure ont été appliquées.

Les tassements obtenus à mi-hauteur de montée de l'ouvrage avec le matériau non traité atteignent 49 cm, soit l'ordre de grandeur des tassements en fin de construction avec un sol-chaux.

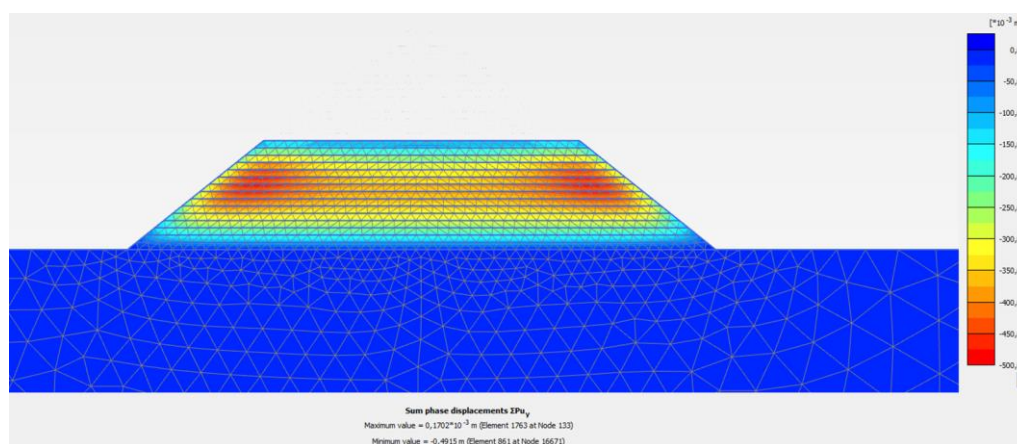


Figure 11 : Déplacements verticaux à mi-hauteur de remblai d'un barrage en sol non traité (PLAXIS).

Sans prise en compte de l'amélioration des propriétés mécaniques du matériau avec la cure, la stabilité de l'ouvrage n'est plus assurée à partir 28 mètres sur 30, et la modélisation diverge. A cette étape, les déplacements verticaux atteignent 1,42 m et s'inscrivent sur des cercles de glissement (rupture).

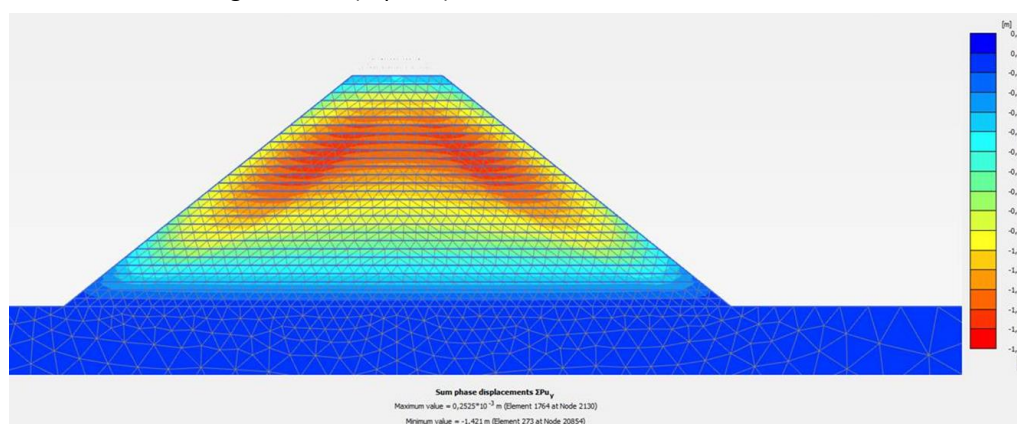


Figure 12 : Déplacements verticaux à 28 mètres de hauteur du barrage en sol non traité, divergence du calcul (PLAXIS).

6. STABILITE SOUS CHARGEMENT HYDROSTATIQUE

La simulation de la mise en eau du barrage a été réalisée sous FLAC. Une étude de sensibilité sur les conditions de mise en eau a été réalisée :

- Mise en eau après la fin de la construction sans cure des matériaux pendant le remplissage (hypothèse fictive conservatrice) ;
- Mise en eau 30 jours après la fin de la construction, avec cure des matériaux et remplissage à 1 m / jour ;
- Mise en eau 90 jours après la fin de la construction, avec cure des matériaux et remplissage à 1 m / jour ;

Ces situations considèrent l'existence d'un masque amont empêchant le développement d'écoulement au sein du barrage. Plusieurs hypothèses de pressions interstitielles liées à l'état de saturation des matériaux lors de leur mise en œuvre ont été considérées. Les résultats après remplissage sont illustrés ci-après pour $r_u=0.1$ et une loi de comportement de type Plastic Hardening.

Tableau 3 : Principaux résultats en fonction de l'état de cure à la mise en eau (déplacements réinitialisés à la fin de la construction).

Temps entre fin de construction et début du remplissage	Tassements maximum (cm)	Déplacements vers l'aval maximum (cm)	Module (MPa) élastique maximum	Facteur de sécurité
0 jour	2.2	3.4	140	1.71
30 jours	1.5	2.4	141	2.08
90 jours	1.4	2.2	139	2.32

On observe une amélioration du facteur de sécurité en retardant le remplissage, signe de l'influence de la cure des matériaux. Néanmoins, y compris dans le cas le plus conservatif, la stabilité de l'ouvrage est assurée en présence d'un masque amont.

En l'absence de masque (ou de perte de l'étanchéité amont), une ligne piézométrique s'établit très haut sur le talus aval. Bien que la stabilité soit assurée par le calcul pour cette situation de défaillance accidentelle du masque (FS > 1.10), ce comportement n'est pas acceptable en situation durable pour laquelle on recherche un contrôle des écoulements par le rabattement de la ligne piézométrique vers le pied du talus aval (maîtrise du gradient hydraulique de sortie, ruissellement, érosion, etc.).

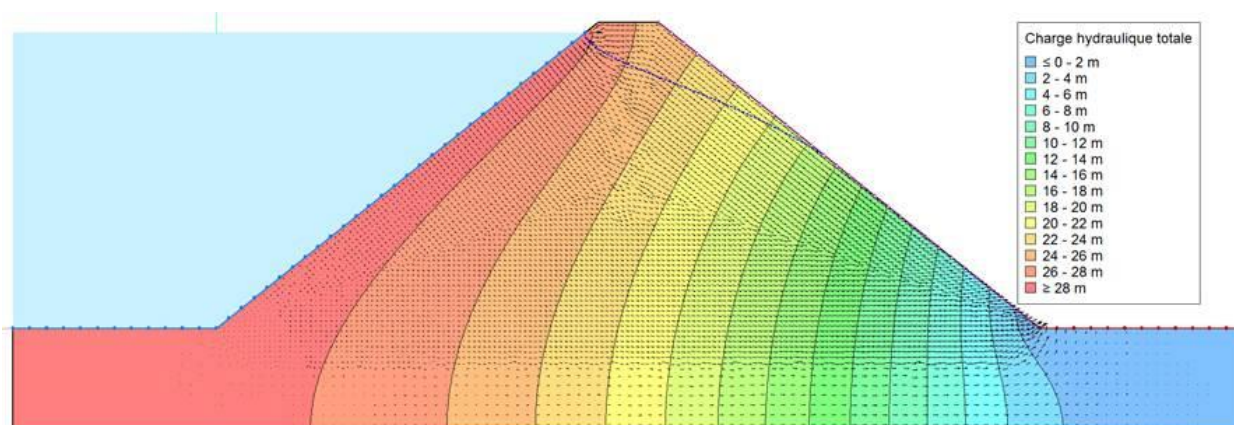


Figure 13 : Niveaux piézométriques en l'absence de masque amont (SEEP)

7. REFLEXIONS GENERALES SUR LA CONDUITE DES ETUDES

Les calculs réalisés ont démontré la sensibilité des résultats à de nombreux paramètres mécaniques, externes et numériques, au-delà des critères purement géométriques considérés dans le cadre de cette étude.

- **Modèle rhéologique.** Les modèles restent tous imparfaits, mais en lien avec le type de calcul et selon le logiciel employé, il a été possible de procéder à des tests de sensibilité pour plusieurs d'entre eux et selon les cas considérés. La robustesse du paramétrage et l'adéquation avec le comportement réel du matériau ont été recherchés avant tout.
- **Valeurs au pic des essais triaxiaux.** Il s'agit ici de la résistance au cisaillement du matériau fonction des jeux de paramètres considérés (pics ou résiduels). Les calculs réalisés cherchaient à justifier la stabilité du remblai, et donc en restant en deçà des valeurs de pic pour les coefficients de modèle globaux recherchés. Ainsi, les valeurs de pic pour la résistance au cisaillement ont été retenues ; cette hypothèse doit être réévaluée selon les situations de calculs considérées, mais sont conformes aux recommandations du CFBR [8],.
- Exhaustivité et cohérence des essais de laboratoire à plusieurs états de cure sur un matériau traité à la chaux donné ; importance des caractéristiques à court terme. La bibliographie disponible relative aux sols traités à la chaux témoigne de la variabilité des caractéristiques mécaniques de ces matériaux. En cohérence avec les points précédents, ces essais doivent être redondants pour assurer la robustesse des paramètres retenus et pour justifier la stabilité du remblai. Les conditions d'essais doivent correspondre aux conditions attendues de mise en œuvre (contrainte de confinement, saturation, ...).
- **Adéquation des données d'entrée avec les modèles de comportement utilisés et les phénomènes physiques étudiés.** La sensibilité des résultats au paramétrage, selon les modèles rhéologiques et les outils de calculs employés, a confirmé l'importance d'une bonne représentativité des comportements des modèles numériques et des matériaux étudiés en laboratoire et in situ.
- **Prise en compte des pressions interstitielles en phase de construction.** L'évolution des pressions interstitielles des matériaux traités à la chaux au fur et à mesure de la construction de l'ouvrage peut être modélisée de différentes manières (coefficient r_u constant, compressibilité de l'eau variable, écoulement triphasique). Sachant que la génération est faible, l'option la plus simple suffit. La simplification par l'intégration du facteur r_u dans le modèle de calcul à l'équilibre limite a suffi à justifier la stabilité de l'ouvrage. Compte tenu des cadences usuelles de construction (généralement très inférieures à 5 m / jour), la recherche d'une solution plus précise n'apparaît pas comme critique et l'on peut se satisfaire de cette solution approchée.

8. CONCLUSION

L'état de l'art évolue rapidement dans le domaine des sols traités à la chaux (et/ou au ciment) pour les ouvrages hydrauliques. Cependant, jusqu'à présent, peu d'études s'intéressaient au traitement en grande masse de remblais de plus de 15 à 20 m de hauteur.

Le travail présenté ici a permis de poser un cadre pour de futures études de stabilité d'ouvrage en sol traité, tout en démontrant la pertinence technique et économique (en première approche, via les volumes de matériaux à mettre en œuvre) du traitement pour ce type d'ouvrage. Ce travail a également permis de pointer le caractère essentiel de certains choix et hypothèses de modélisation dont en particulier modèle rhéologique, en lien avec les objectifs de la modélisation et les données disponibles. Une attention particulière doit donc être portée à la modélisation de tels ouvrages – et à l'acquisition des données nécessaires à celle-ci.

L'analyse présentée dans cet article montre l'importance du temps de cure sur les propriétés mécaniques des matériaux et par extension sur la stabilité du barrage. La construction apparaît dès lors comme l'une des phases critiques de la vie de l'ouvrage. A ce stade pour le limon loessique traité étudié, des pentes de 1.25H / 1V, voire plus raides pour des ouvrages de plus faibles hauteurs et des cadences de l'ordre de 1 000 à 5 000 m³/jour satisfont les critères de stabilité.

Enfin, la justification d'un tel ouvrage doit logiquement s'intéresser aux différents cas de charge au cours de la vie de celui-ci (ouvrage en eau, vidange, séisme...) ainsi qu'aux problématiques de fondation, ce qui sort du cadre du travail présenté ici. Les auteurs s'attendent néanmoins à ce que ces cas de charge ne soient pas dimensionnant, étant donné l'évolution dans le temps des caractéristiques géomécaniques. Quant aux considérations relatives aux fondations, elles doivent être étudiées soigneusement, comme pour tout barrage, en tenant compte d'un ouvrage semi-rigide, à mi-chemin entre un ouvrage en remblai « conventionnel » et un ouvrage en remblai dur.

REMERCIEMENTS

Les auteurs remercient Gontran Herrier et Lhoist R&D qui ont réalisé les essais laboratoires complémentaires nécessaires au calage des modèles.

RÉFÉRENCES ET CITATIONS

- [1] Agresti P., Bonelli S., Cochet P., Fry J.-J., Herrier G., Lino M., Mouy V., Nerincx N., Puiatti D., Touileb B., Petits barrages et digues en sols traités : matériaux, concepts, comportement, retours d'expérience et innovation, Q.103-R.27, 26^{ème} Congrès des Grands Barrages, Vienne, Juillet 2018.
- [2] Nerincx N., Bonelli S., Mercier F., Cornacchioli F., Fry J.-J., Herrier G., Richard J.-M., Puiatti D., Tachker P., DigueElite overflow resistant lime treated soils for dikes and earth dams, Q.103-R.27, 26th International Congress on Large Dam, Vienna, Austria, July 2018.
- [3] N. Nerincx, S. Bonelli, G. Herrier, P. Tachker, D. Puiatti, F. Cornacchioli, S. Nicaise, D. Lesueur, The DigueELITE project: lessons learned and impact on the design of levees with lime treated soils, *International Journal on Hydropower and Dams*, 2019.
- [4] Modaressi A., Fry J.-J., Chapitre 8. Barrages et remblais, in *Mécanique des Sols Non Saturés* (Eds Olivier Coussy et Jean-Marie Fleureau), Hermes Sciences, 2002.
- [5] Horpibulsuk S., Liu M.D., Liyanapathirana D.S., Suebsuk J., Behaviour of cemented clay simulated via the theoretical framework of the Structured Cam Clay model, *Computers and Geotechnics*, Vol. 37, pp. 1-9, 2010.
- [6] Robin V., Javadi A.A., Cuisinier O., Masrouri F., An effective constitutive model for lime treated soils, *Computers and Geotechnics*, Vol. 66, pp. 189-202, 2015.
- [7] Nguyen L.D., Fatahi B., Khabbaz H., A constitutive model for cemented clay capturing cementation degradation, *Int. J. Plasticity*, Vol. 56, pp. 1-18, 2014.
- [8] CFBR, Recommandations pour la justification des barrages et des digues en remblai, Edition CFBR, oct . 2015.

